

МАШИНОБУДУВАННЯ І ТРАНСПОРТ

МАШИНОСТРОЕНИЕ И ТРАНСПОРТ

MECHANICAL ENGINEERING AND TRANSPORT

УДК 621.7.011

Ю. А. Буренніков, к. т. н., проф.; К. І. Коцюбівська

Ю. А. Буренников, к. т. н., проф.; Е. И. Коцюбивская

Y. Burennikov, Cand. Sc. (Eng), Prof., K. Kotsiubivska

НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ТА ГРАНИЧНЕ ФОРМОЗМІНЕННЯ ПРИ РАДІАЛЬНОМУ ВИДАВЛЮВАННІ

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ И ПРЕДЕЛЬНОЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЕ ПРИ РАДИАЛЬНОМ ВЫДАВЛИВАНИИ

DEFLECTED MODE AND LIMIT FORMING DURING RADIAL EXTRUSION

Виконано дослідження напружено-деформованого стану при радіальному видавлюванні осесиметричної деталі типу «стержень з фланцем» та встановлено вплив основних параметрів процесу на граничне формозмінення.

Выполнены исследования напряженно-деформированного состояния при радиальном выдавливании осесимметричной детали типа «стержень с фланцем» и установлено влияние основных параметров процесса на предельное формоизменение.

The research of stressed-deflected state during the radial extrusion of the axially symmetric component of the «bar with a flange» type have been carried out. The influence of the basic parameters of the process on the limit forming has also been determined.

Вступ

Радіальне видавлювання використовують для виготовлення суцільних і порожнистих деталей з фланцями. До переваг цього процесу можна віднести високу точність і якість поверхні отриманих заготовок. Крім того, холодне пластичне деформування зміцнює деформівний матеріал. До факторів, які обмежують поширення холодного радіального видавлювання можна віднести наявність високих питомих зусиль, які в деяких випадках перевищують границю текучості деформівного металу в 4 рази, а також несприятливу схему напруженого стану в області екватора фланця, який видавлюється, що обмежує можливості отримання фланців відносно великих розмірів. Наближений аналіз напружено-деформованого стану, кінематики процесу, а також задачі розрахунку енергосилових параметрів процесу радіального видавлювання досліджувались в роботах [1—4]. В даній роботі виконані дослідження напружено-деформованого стану і деформованість заготовок в процесі холодного радіального видавлювання та оцінено вплив основних параметрів процесу на граничне формозмінення.

Вступление

Радиальное выдавливание используют для изготовления сплошных и полых деталей с фланцами. К преимуществам этого процесса можно отнести высокую точность и качество поверхности полученных заготовок. Кроме того, при холодной пластической деформации происходит упрочнение деформируемого материала. К факторам, которые ограничивают распространение холодного радиального выдавливания можно отнести наличие высоких удельных усилий, которые в некоторых случаях превышают границу текучести деформируемого металла в 4 раза, а также неблагоприятную схему напряженного состояния в экваториальной области выдавливаемого фланца, что ограничивает возможность получения фланцев относительно больших размеров. Приближенный анализ напряженно-деформированного состояния, кинематики процесса, а также задачи расчета

енергосиловых параметров процесса радиального выдавливания исследовались в работах [1—4]. В данной работе выполнены исследования напряженно-деформированного состояния и деформируемости заготовок при холодном радиальном выдавливании и оценено влияние основных параметров процесса на предельное формоизменение.

Introduction

Radial extrusion is used in the manufacturing of solid and hollow parts with flanges. The advantages of this process include high precision and quality of the obtained workpieces surface. Besides, during the cold plastic deformation, the strengthening of the deformed material is observed. The factors, limiting the use of cold radial extrusion, include the availability of high intensity exertion, which, in certain cases exceed the fluidity boundary of the wrought metal 4 times, as well as the unfavourable scheme of the stressed state in the equator region of the driven flange restricts the possibility to obtain flanges of relatively big sizes. This approximate analysis of the deflected mode, the kinematics of the process as well as the questions of energy-power parameters calculation of the radial driving process had been researched in [1—4]. The given paper presents the executed research of the deflected mode and work pieces' deformability during the cold radial extrusion as well as the evaluation of the process' main parameters influence on the forming limit.

Напряжено-деформований стан

Для оцінки впливу основних параметрів процесу радіального видавлювання на граничне формозмінення необхідна інформація про вплив цих параметрів на історію навантаження, яка однозначно визначається напружено-деформованим станом та законом його зміни в процесі пластичної деформації [4—7]. Розв'язуючи крайову задачу, вважали, що напружено-деформований стан є осесиметричним, а метал, який деформується, розглядали як жорстко-пластичне тіло.

Для осесиметричного напруженого стану в циліндричній системі координат рівняння рівноваги мають вигляд:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0; \quad \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0, \quad (1)$$

де $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$ — нормальні напруження по осях r, θ, z , відповідно (нормальные напряжения по осям r, θ, z , соответственно; normal stresses along the axes r, θ, z , correspondingly); $\tau_{rz} = \tau_{zr}$ — дотичне напруження (касательное напряжение; tangential stress).

Співвідношення між компонентами тензора напружень і швидкостей деформацій за теорією пластичної течії мають вигляд

$$\sigma_r - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \dot{\epsilon}_r; \quad \sigma_\theta - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \dot{\epsilon}_\theta; \quad \sigma_z - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \dot{\epsilon}_z; \quad \tau_{rz} = \frac{1}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \dot{\gamma}_{rz}, \quad (2)$$

де $\sigma = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \delta_{ij}$ — середнє нормальне напруження (среднее нормальное напряжение; an average normal stress); σ_u — інтенсивність напружень (интенсивность напряжений; stress intensity); $\dot{\epsilon}_r, \dot{\epsilon}_\theta, \dot{\epsilon}_z$ — компоненти тензора швидкостей деформацій по осях r, θ, z , відповідно (компоненты тензора скоростей деформаций по осям r, θ, z , соответственно; components of deformation rate tensor along the axes r, θ, z , correspondingly); $\dot{\gamma}_{rz}$ — швидкість кутової деформації (скорость угловой деформации; angular deformation rate); $\dot{\epsilon}_u$ — інтенсивність швидкостей деформацій (интенсивность скоростей деформаций; deformation rate intensity).

Компоненти тензора швидкостей деформацій пов'язані з компонентами швидкостей переміщень співвідношеннями

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{\partial v_r}{\partial r}; \quad \dot{\epsilon}_\theta = \frac{v_r}{r}; \quad \dot{\epsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}; \quad \dot{\gamma}_{rz} = \frac{\partial v_z}{\partial r} + \frac{\partial v_r}{\partial z}. \quad (3)$$

Умова нестисливості в даному випадку має вигляд

$$\frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{\partial v_z}{\partial z} + \frac{v_r}{r} = 0. \quad (4)$$

Розрахункова схема процесу радіального видавлювання показана на рис. 1. Для спрощення розрахунків всі лінійні розміри віднесемо до радіуса контейнера матриці \bar{R} , тоді

$$r = 1; \quad R = \frac{\bar{R}}{\bar{r}}; \quad h_f = \frac{\bar{h}_f}{\bar{r}}; \quad H = \frac{\bar{H}}{\bar{r}}; \quad h_r = \frac{\bar{h}_r}{\bar{r}}. \quad (5)$$

Осередок деформації представимо у вигляді двох зон: 1 — кільцевої зони з границями в межах $1 \leq \rho \leq R$ — в радіальному напрямі; $0 \leq z \leq f(\rho)$ — в вертикальному напрямі, де $f(\rho)$ — рівняння границі осередку деформації; 2 — циліндричної зони з границями $0 \leq \rho \leq 1$ — в радіальному напрямі, $0 \leq z \leq \frac{h_f}{2}$ — в вертикальному напрямі.

Схема напруженого стану в зоні 1 близька до схеми, яка має місце в товстостінній трубі під внутрішнім тиском, а в зоні 2 напружений стан аналогічний осадці з боковим підпором. В даній роботі буде досліджуватись пластичність металу в зоні 1, оскільки руйнування при радіальному видавлюванні починається з цієї зони [1—4].

На основі якісного аналізу процесу деформації в 1-й зоні задамо вертикальну складову швидкості переміщення у вигляді [1]

$$v_z = -2Az \left(1 - \frac{1}{\rho} \right), \quad (6)$$

де A — константа (константа, constant). Цей вираз задовольняє граничні умови

$$\text{якщо } \rho = 1, v_z = 0 \text{ та } z = 0, v_z = 0. \quad (7)$$

В роботі [1] значення коефіцієнта A в залежності від R і h_f визначені експериментальним шляхом.

Із рівняння нерозривності (4) після підстановки туди значень v_z із (6) знаходимо

$$\frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} + \frac{v_\rho}{\rho} - 2A \left(1 - \frac{1}{\rho} \right) = 0. \quad (8)$$

Розв'язок рівняння (8) дає

$$v_\rho = 2A \left(\frac{\rho}{2} - 1 \right) + \frac{C}{\rho}. \quad (9)$$

Сталу C в рівнянні (9) визначимо таким чином. Швидкість витікання металу v_ρ для $r = 1$ із зони 2 в зону 1 знайдемо з умови незмінності об'єму

$$v_0 \pi \bar{r}^2 = v_\rho 2\pi \bar{r} \bar{h}_f, \quad (10)$$

де v_0 — швидкість переміщення пуансона (рис. 1) (скорость перемещения пуансона (рис. 1); punch displacement speed (fig. 1)); \bar{h}_f — висота фланця (высота фланца; flange height).

З (10) знаходимо

$$v_\rho = v_0 \frac{\bar{r}}{2\bar{h}_f} = \frac{v_0}{2h_f}. \quad (11)$$

Оскільки для $\rho = 1$ швидкість $v_\rho(1) = \frac{v_0}{2h_f}$, то з (9) знаходимо, що

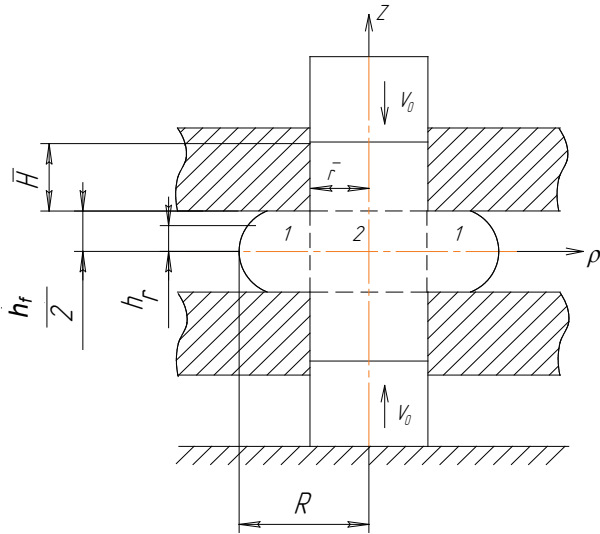


Рис. 1. Схема процесу радіального видавлювання
Рис. 1. Схема процесса радиального выдавливания
Fig. 1. The diagram of radial extrusion process

$$C = A + \frac{v_0}{2h_f}. \quad (12)$$

Тоді для швидкості v_p , враховуючи (9) і (11), отримаємо

$$v_p = 2A \left(\frac{\rho}{2} - 1 \right) + \frac{A}{\rho} + \frac{v_0}{2\rho h_f}. \quad (13)$$

Використовуючи формули (3) та формулу (13), знаходимо компоненти тензора швидкостей деформацій в першій зоні

$$\dot{\varepsilon}_p = A - \frac{A}{\rho^2} - \frac{v_0}{2\rho^2 h_f}, \quad \dot{\varepsilon}_\theta = 2A \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{\rho} \right) + \frac{A}{\rho^2} + \frac{v_0}{2\rho^2 h_f}, \quad (14)$$

$$\dot{\varepsilon}_z = -2A \left(1 - \frac{1}{\rho} \right), \quad \dot{\gamma}_{\rho z} = -\frac{2Az}{\rho^2}.$$

Знаходимо інтенсивність швидкостей деформацій для першої зони використовуючи формули (14)

$$\dot{\varepsilon}_u = \frac{2}{\sqrt{3}\rho^2} \sqrt{A^2 (3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - \frac{Av_0}{h_f} (\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2} + A^2 Z^2}. \quad (15)$$

Підставимо значення компонент швидкостей деформацій $\dot{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_\theta, \dot{\varepsilon}_z$ і $\dot{\gamma}_{\rho z}$ в рівняння зв'язку між напруженнями та деформаціями (2) і отримаємо такі вирази для компонент тензора напружень в зоні I

$$\begin{aligned} \sigma_p - \sigma &= \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}A_1} \left(A\rho^2 - A - \frac{v_0}{2h_f} \right), \quad \sigma_\theta - \sigma = \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}A_1} \left(A\rho^2 - 2A\rho + A + \frac{v_0}{2h_f} \right), \\ \sigma_z - \sigma &= \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}A_1} (-2A\rho^2 - 2A\rho), \quad \tau_{\rho z} = -\frac{\sigma_u}{\sqrt{3}A_1} Az. \end{aligned} \quad (16)$$

Після розв'язку системи рівнянь (1) і (16) та подальшого інтегрування визначаємо σ_p

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_p}{\sigma_u} &= \frac{2}{\sqrt{3}} \left[A \left(3\rho^3 - 3\rho^2 + \rho - 1 \right) - \frac{v_0}{2h_f} \right] \cdot \left[\frac{1}{f_1(\rho, z)} - \frac{1}{f_2(\rho)} \right] + \frac{1}{\sqrt{3}\rho A} [f_1(\rho, z) - f_2(\rho)] - \\ &\quad - \frac{2}{\sqrt{3}} \int_p^R \frac{A - \frac{A}{\rho} - \frac{v_0}{2\rho h_f}}{\sqrt{A^2 (3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - A \frac{v_0}{h_f} (\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2} + A^2 Z^2}} d\rho + \\ &\quad + \frac{A}{\sqrt{3}} \int_p^R \frac{A^2 (3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - A \frac{v_0}{h_f} (\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2}}{\left(\sqrt{A^2 (3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - A \frac{v_0}{h_f} (\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2} + A^2 Z^2} \right)^3} d\rho, \end{aligned} \quad (17)$$

де $f_1(\rho, z) = \sqrt{A^2 (3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - A \frac{v_0}{h_f} (\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2} + A^2 Z^2},$

$$f_2(\rho) = \sqrt{A^2(3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - A\frac{v_0}{h_f}(\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2}}. \quad (18)$$

За знайденим значенням σ_ρ з рівнянь зв'язку (16) визначаємо σ_θ , σ_z і $\tau_{\rho z}$ та знаходимо такі вирази для компонентів тензора напружень у першій зоні

$$\begin{aligned} \sigma_\theta &= \sigma_\rho + \frac{2}{3}\sigma_u \left(\frac{\dot{\epsilon}_\theta - \dot{\epsilon}_\rho}{\dot{\epsilon}_u} \right) = \sigma_\rho + \frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_u \frac{A - A\rho + \frac{v_0}{2h_f}}{\sqrt{A^2(3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - A\frac{v_0}{h_f}(\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2} + A^2Z^2}}, \\ \sigma_z &= \sigma_\rho + \frac{2}{3}\sigma_u \left(\frac{\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_\rho}{\dot{\epsilon}_u} \right) = \sigma_\rho - \frac{1}{\sqrt{3}}\sigma_u \frac{A(3\rho^2 - 2\rho - 1) - \frac{v_0}{2h_f}}{\sqrt{A^2(3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - A\frac{v_0}{h_f}(\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2} + A^2Z^2}}, \\ \tau_{\rho z} &= -\frac{\sigma_u}{\sqrt{3}} \frac{AZ}{\sqrt{A^2(3\rho^4 - 6\rho^3 + 4\rho^2 - 2\rho + 1) - A\frac{v_0}{h_f}(\rho - 1) + \frac{v_0^2}{4h_f^2} + A^2Z^2}}. \end{aligned} \quad (19)$$

Оцінка граничного формозмінення

Для визначення використаного ресурсу пластичності визначали показник напруженого стану [4—7]

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}, \quad (20)$$

де $\sigma = \frac{1}{3}\sigma_{ij}\delta_{ij}$ — середнє напруження (среднее напряжение; the average stress), σ_u — інтенсивність напружень (интенсивность напряжений; stress intensity), та параметр Надаї-Лоде

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}. \quad (21)$$

Ступінь деформації розраховували за формулою

$$e_u = \int_0^t \dot{\epsilon}_u d\tau. \quad (22)$$

При цьому інтенсивність швидкостей деформацій знаходили за формулою (15).

В роботі виконано дослідження заготовок із сталі 10. Для оцінки залежності пластичності від схеми напруженого стану використовували поверхню граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, отриману в роботі [5]. Експериментальну залежність $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ апроксимували функцією

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0,68 \exp(0,43\mu_\sigma - 0,91\eta). \quad (23)$$

Процес навантаження вважали монотонним, тому використаний ресурс пластичності розраховували за формулою [5]

$$\psi = \int_0^{e_u} n \frac{e_u(\eta, \mu_\sigma)^{n-1}}{e_p(\eta, \mu_\sigma)^n} de_u, \quad (24)$$

$$\text{де } n = 1 + 0,05 \frac{d\eta}{de_u} - 0,03 \frac{d\mu_\sigma}{de_u}.$$

Компоненти тензорів швидкостей деформацій, напружень і пластичних деформацій, їх розподіл за об'ємом деформівної заготовки та закони зміни в процесі пластичної деформації визначали за

формулами (14), (15), (17) і (19).

Отримані в результаті розрахунків, значення показників напруженого стану η і μ_σ та накопиченої деформації e_u , в залежності від радіуса ρ , відносної висоти потовщень $\frac{\bar{h}_f}{\bar{r}}$ для радіусів потовщень $\frac{R}{r} = 1,5$; $\frac{R}{r} = 2,0$ і $\frac{R}{r} = 2,5$ показані на рис. 2—4.

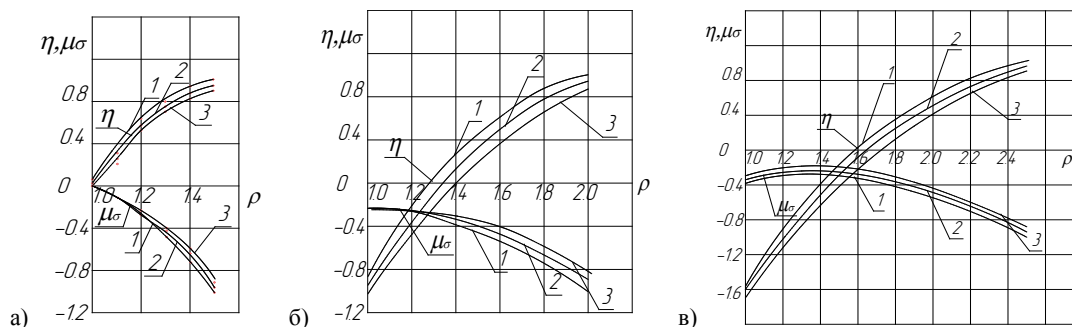


Рис. 2. Зміна показника напруженого стану η і параметра Надай-Лоде μ_σ за радіусом заготовки в зоні I для $z = 0$:

Рис. 2. Изменение показателя напряженного состояния η и параметра Надай-Лоде μ_σ по радиусу заготовки в зоне I при $z = 0$:

Fig. 2. Changing of the stressed —state parameter η and Nadai-Lode parameter μ_σ along the workpiece radius in zone 1 for $z = 0$:

1 — $\frac{\bar{h}_f}{\bar{r}} = 1,4$; 2 — $\frac{\bar{h}_f}{\bar{r}} = 1,0$; 3 — $\frac{\bar{h}_f}{\bar{r}} = 0,6$: а) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 1,5$; б) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 2,0$; в) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 2,5$

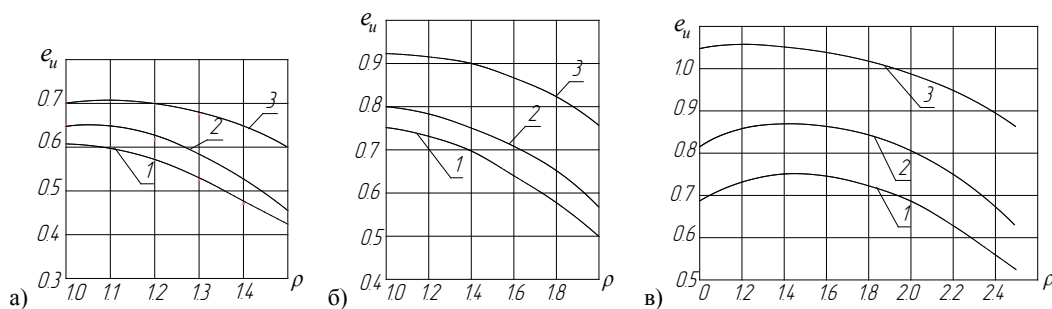


Рис. 3. Зміна накопиченої деформації за радіусом заготовки для $z = 0$;

Рис. 3. Изменение накопленной деформации по радиусу заготовки при $z = 0$:

Fig. 3. Changing of the accumulated deformation on the workpiece radius for $z = 0$:

1 — $\frac{\bar{h}_f}{\bar{r}} = 1,4$; 2 — $\frac{\bar{h}_f}{\bar{r}} = 1,0$; 3 — $\frac{\bar{h}_f}{\bar{r}} = 0,6$: а) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 1,5$; б) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 2,0$; в) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 2,5$

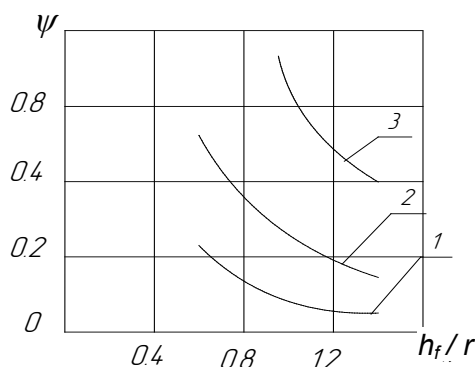


Рис. 4. Залежність використаного ресурсу пластичності в точці з максимальним радіусом від параметрів процесу h_f і R :

Рис. 4. Зависимость использованного ресурса пластичности в точке с максимальным радиусом от параметров процесса h_f и R :

Fig. 4. Dependence of the utilized plasticity recourse in the point with maximal radius on the process parameters h_f and R :

1) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 1,5$; 2) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 2,0$; 3) $\frac{\bar{R}}{\bar{r}} = 2,5$

Залежність використаного ресурсу пластичності ψ в небезпечній точці від параметрів процесу радіального видавлювання показана на рис. 4.

Із аналізу отриманих результатів випливає, що найнебезпечнішою, з точки зору руйнування, є зона 1, а найбільша інтенсивність накопичення пошкоджень в цій зоні має місце на горизонтальній осі симетрії.

Напряженно-деформированное состояние

Для оценки влияния основных параметров процесса радиального выдавливания на предельное формоизменение необходима информация о влиянии этих параметров на историю нагружения, которая однозначно определяется напряженно-деформированным состоянием и законом его изменения в процессе пластической деформации [4—7]. При решении краевой задачи считали, что напряженно-деформированное состояние является осесимметрическим, а деформируемый металл рассматривали как жестко-пластичное тело.

Для осесимметрического напряженного состояния в цилиндрической системе координат уравнения равновесия имеют вид (1).

Соотношение между компонентами тензора напряжений и скоростей деформаций по теории пластического течения имеют вид (2).

Компоненты тензора скоростей деформаций связаны с компонентами скоростей перемещений соотношениями (3).

Условие несжимаемости в данном случае имеет вид (4).

Расчетная схема процесса радиального выдавливания показана на рис. 1. Для упрощения расчетов все линейные размеры отнесем к радиусу контейнера матрицы \bar{r} (5).

Очаг деформации представим в виде двух зон: кольцевой зоны 1 с границами в пределах $1 \leq \rho \leq R$ — в радиальном направлении; $0 \leq z \leq f(\rho)$ — в вертикальном направлении, где $f(\rho)$ — уравнение границы очага деформации цилиндрической зоны 2 с границами $0 \leq \rho \leq 1$ — в радиальном направлении, $0 \leq z \leq \frac{h_f}{2}$ — в вертикальном направлении.

Схема напряженного состояния в зоне 1 близка к схеме, которая имеет место в толстостенной трубе под внутренним давлением, а в зоне 2 напряженное состояние аналогично осадке с боковым подпором. В данной работе будет исследоваться пластичность металла в зоне 1, поскольку разрушение при радиальном выдавливании начинается в этой зоне [1—4].

На основе качественного анализа процесса деформации в 1-ой области зададим вертикальную составляющую скорости перемещения в виде [1], (6).

Это выражение удовлетворяет граничным условиям (7).

В работе [1] значения коэффициента A в зависимости от R и h_f определены экспериментальным путем.

Из уравнения неразрывности (4) после подстановки туда значений v_z из (6) находим (8).

Решение уравнения (8) дает (9).

Постоянную C в уравнении (9) определим таким образом. Скорость течения металла при $r = 1$ из зоны 2 в зону 1 v_ρ найдем из условия неизменяемости объема (10).

Из (10) находим (11).

Поскольку при $\rho = 1$ скорость $v_\rho(1) = \frac{v_0}{2h_f}$, то из (9) находим (12).

Тогда для скорости v_ρ , учитывая (9) и (11) получим (13).

Используя формулы (3) и формулу (13), находим компоненты тензора скоростей деформаций в первой зоне (14).

Находим интенсивность скоростей деформаций для первой зоны, используя формулы (14), (15).

Подставим значение компонент скоростей деформаций $\dot{\epsilon}_\rho, \dot{\epsilon}_\theta, \dot{\epsilon}_z$ и $\dot{\gamma}_{\rho z}$ в уравнение связи между напряжениями и деформациями (2) и получим следующие выражения для компонент тензора напряжений в зоне 1 (16).

После решения системы уравнений (1) и (16) и последующего интегрирования определяем σ_ρ (17), (18).

По найденному значению σ_ρ из уравнений связи (16) определяем σ_θ, σ_z и $\tau_{\rho z}$ и находим выражения для компонентов тензора напряжений в 1-й зоне (19).

Оценка предельного формоизменения

Для определения использованного ресурса пластичности определяли показатель напряженно-

го состояния [4—7] (20) и параметр Надаи-Лоде (21). Степень деформации рассчитывали по формуле (22).

При этом интенсивность скоростей деформаций находили по формуле (15).

В работе выполнены исследования заготовок из стали 10. Для оценки зависимости пластичности от схемы напряженного состояния использовали поверхность предельных деформаций $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, полученную в работе [5]. Экспериментальную зависимость $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ аппроксимировали функцией (23).

Процесс нагружения считали монотонным, поэтому использованный ресурс пластичности рассчитывали по критерию (24) [5].

Компоненты тензоров скоростей деформаций, напряжений и пластических деформаций, их распределение по объему деформируемой заготовки и законы изменения в процессе пластической деформации определяли по формулам (14), (15), (17) и (19).

Полученные в результате расчетов значения показателей напряженного состояния η и μ_σ и накопленной деформации e_u , в зависимости от радиуса ρ , относительной высоты утолщений $\frac{\bar{h}_f}{\bar{r}}$ для радиусов утолщений $\frac{R}{r} = 1,5$; $\frac{R}{r} = 2,0$ и $\frac{R}{r} = 2,5$ приведены на рис. 2—4.

Зависимость использованного ресурса пластичности ψ в опасной точке от параметров процесса радиального выдавливания приведены на рис. 4.

Из анализа полученных результатов вытекает, что наиболее опасной, с точки зрения разрушения, является зона 1, а наибольшая интенсивность накопления повреждений в этой зоне имеет место на горизонтальной оси симметрии.

Stressed-Deflected state

The evaluation of the influence of the main parameters of radial extrusion process on the forming limit requires the information on the influence of these parameters on the loading history which is directly determined by the stressed-deflected state and by the law of its changing during the process of plastic deformation [4—7]. During the solution of the boundary problem, the stressed-deflected state was assumed to be axisymmetrical and the metal being deformed was considered to be a rigid plastic body.

For axisymmetrical stressed state in the cylindrical coordinate system, the balance equations have the form of (1).

According to the plastic flow theory, the correlation between the components of the stress tensor and the deformation rate tensor have the form (2).

The components of the deformation rate tensor and the displacement speed components are connected by the following correlations (3).

The incompressibility condition in this case has the form (4).

The loading diagram for the radial extrusion calculation process is shown in Fig.1. In order to simplify calculation, all the linear dimensions were related to the radius of the matrix \bar{r} container (5).

The deformation center can be represented in the form of two domains: the ring domain 1 with boundaries in the range of $1 \leq \rho \leq R$ — in radial direction; $0 \leq z \leq f(\rho)$ — in vertical direction, where $f(\rho)$ — is the equation of the deformation rate boundary; and the cylindrical domain 2 with boundaries $0 \leq \rho \leq 1$ — in radial direction, $0 \leq z \leq \frac{h_f}{2}$ — in vertical direction.

The stressed state scheme in domain 1 is close to the scheme observed in the thick-walled tube under the internal pressure, and in domain 2 the stressed state is similar to that of upsetting with the side support. The given paper studies the metal plasticity in domain 1, because the failure under the radial extrusion starts from this region [1—4].

On the basis of qualitative analysis of the deformation process in domain 1, the vertical component of the displacement speed can be defined as (6) [1].

This expression satisfies the boundary conditions when (7).

In [1] the values of factor A depending on R and h_f were determined experimentally.

From the continuity equation (4) after substituting the values of v_z from (6) we find (8).

The solution of equation (8) gives (9).

Constant C in equation (9) is determined in the following way. The speed of metal flow from domain 2 into domain 1 ($r = 1$) is found from the condition of the volume invariability (10).

From (10) we find (11)

Since when $\rho = 1$ speed $v_p(1) = \frac{v_0}{2h_f}$, then from (9) we find (12).

Thus, taking into account (9) and (11) we obtain for speed v_p (13).

Using the expressions (3) and the expression (13), the components of the deformation rate tensor in domain 1 can be determined (14).

Using the expressions (14), (15), we determine the deformation rate intensity for domain 1.

The substitution of the values of deformation rate components $\dot{\epsilon}_p, \dot{\epsilon}_\theta, \dot{\epsilon}_z$ into the equation (2), that expresses the correlation between the stresses and the deformations, allows to obtain the following expressions for the stress tensor components in domain 1 (16).

The solution of the set of equations (1), (16) and subsequent integration, allows to find σ_p : (17), (18).

Using the obtained value σ_p from the coupling equations (16) we can determine the values σ_θ, σ_z and τ_{zp} as well as the following expressions for the stress tensor components in region 1 (19).

Evaluation of limit forming

To determine the degree of plasticity resource used in the plasticity zone, the stressed state parameter (20) [4—7], and Nadai-Loude parameter (21) were determined. The deformation degree was calculated by the formula (22).

The deformation rate intensity was found by the formula (15).

The paper presents the executed research of the steel workpieces 10. In order to evaluate the plasticity dependence on the stressed state scheme, the surface of boundary deformations $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, obtained in [5], was used. The experimental relationship $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ was approximated by the function (23).

The loading process was assumed to be monotonic, therefore the degree of plasticity resource used was calculated by the criterion (24) [4].

The components of deformation rate tensors, stress and plasticity tensors, their distribution in the volume of the deformable workpieces as well as the laws of their changing in the process of plastic deformation were determined by the formulas (14), (15), (17) and (19).

The obtained values of stressed state parameters η i μ_σ , and accumulated deformation e_u depending on radius ρ , relative thickening height $\frac{\bar{h}_f}{r}$ for the thickening radius $\frac{R}{r} = 1,5$; $\frac{R}{r} = 2,0$ and $\frac{R}{r} = 2,5$ are presented on fig. 2—4.

The dependence of the used plasticity resource ψ in the dangerous point on the parameters of the radial extrusion process are presented in Fig. 4.

From the analysis of the obtained results it follows, that zone 1 is the most dangerous zone in terms of failure, and that the highest intensity of failure accumulation is observed on the horizontal axis of the symmetry.

Висновки

На основі методів теорії деформованості встановлено вплив основних параметрів процесу радіального видавлювання на граничне формозмінення в результаті холодної пластичної деформації. Показано, що з ростом відносної висоти фланця, який видавлюється, використаний ресурс пластичності зменшується.

Выводы

На основе методов теории деформируемости установлено влияние основных параметров процесса радиального выдавливания на предельное формоизменение при холодной пластической деформации. Показано, что с ростом относительной высоты выдавливаемого фланца использованный ресурс пластичности уменьшается.

Conclusion

On the basis of the methods of deformability main radial extrusion process parameters' influence on the limit forming during the cold plastic deformation was determined. It is shown that the increase of the relative height of the extruded flange reduces the plasticity resource used.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

REFERENCES

1. Овчинников А. Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах. — М.: Машиностроение, 1983. — 200 с.
2. Алиев И. С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания // Кузнечно-штамповочное производство. — 1988. — № 6. — С. 1—4.
3. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов. — Харьков: Выща школа, 1987. — 144 с.
4. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. — К.: Выща школа, 1983. — 175 с.
5. Сивак И. О., Сивак Е. И., Сухоруков С. И. Оценка пластичности металлов при холодной пластической деформации // Известия ТулГУ. Серия: Механика твердого деформируемого тела и обработка металлов давлением. — Тула: ТулГУ, Вып. 2, 2004. — С. 114—121.
6. Буренников Ю. А., Сивак И. О., Сивак Е. И. Зависимость пластичности от схемы напряженного состояния при плоском напряженном состоянии // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. — Краматорськ, 2003. — С. 260—264.
7. Огородников В. А., Киселев В. Б., Сивак И. О. Энергия. Деформации. Разрушение (задачи автотехнической экспертизы). — Винница: УНІВЕРСУМ—Вінниця, 2005. — 204 с.

Рекомендована кафедрою технології та автоматизації машинобудування

Надійшла до редакції 17.05.06
Рекомендована до друку 24.06.06

Буренников Юрий Анатольевич — профессор, **Коцюбівська Катерина Іванівна** — асистент.

Кафедра технології та автоматизації машинобудування, Вінницький національний технічний університет

Буренников Юрий Анатольевич — профессор, **Коцюбивская Екатерина Ивановна** — ассистент.

Кафедра технологии и автоматизации машиностроения, Винницкий национальный технический университет.

Yuriy Burennikov — Professor, **Kateryna Kotsiubivska** — Assistant.

Chair of Technology and Automation of Machine Engineering, Vinnytsia National Technical University